

方、圆坯高速连铸结晶器内壁的理想纵断面曲线和锥度曲线

盛义平¹ 孔祥东¹ 刘景元² 杨永利²

(1. 燕山大学机械工程学院 秦皇岛 066004

2. 唐山钢铁股份有限公司第二炼钢厂 唐山 063016)

摘要: 针对结晶器锥度设计必须考虑结晶器的热膨胀和凝固壳的收缩, 理想的结晶器应能够完全适应凝固壳的收缩, 使凝固壳与结晶器既紧密接触、又不发生干涉的问题, 根据方、圆坯结晶器内凝固壳收缩的特性, 推导出高速连铸方、圆坯结晶器内壁的纵断面曲线和锥度曲线的设计计算公式。这些公式明确地反映了浇注钢种、冷却条件和拉坯速度的影响。结晶器的纵断面曲线由从结晶器上口至钢液液面附近的直线段和其下部的曲线段相切组成, 锥度连续变化, 消除钢液液面脉动的影响。在钢液液面附近, 结晶器的纵断面曲线非常接近于抛物线。用这些公式为某厂设计的 154.5 mm×152.5 mm 结晶器, 拉坯速度达到了 3.1 m/min, 超过了设计要求的 2.7 m/min。

关键词: 方、圆坯结晶器 理想纵断面曲线 理想锥度曲线 设计 计算

中图分类号: TG249

0 前言

方、圆坯结晶器设计的核心内容是设计结晶器的锥度。结晶器锥度通常定义为

$$\nabla = \frac{a_{in} - a_{exit}}{a_{in} h} \times 100\% \text{m}^{-1}$$

式中, a_{in} 是方坯结晶器上口边长(对于圆坯为上口直径), a_{exit} 是方坯结晶器下口边长(对于圆坯为下口直径), h 是结晶器高度。

锥度过小凝固壳与结晶器间的气隙大, 影响结晶器传热, 锥度过大凝固壳与结晶器间的挤压力大, 加剧结晶器的磨损。因此, 理想的结晶器应能够完全适应结晶器内凝固壳的收缩, 使凝固壳与结晶器既紧密接触, 又不发生干涉。为了适应凝固壳的收缩, 结晶器已由单锥度逐渐发展变化为多锥度和连续锥度。一般认为, 铸坯凝固遵循方均根规律, 因此结晶器内壁的纵断面曲线应呈现连续的抛物线形状(简称抛物线锥度), 以便更好地适应凝固壳的收缩。对于连续锥度结晶器, 除了用上式表示结晶器的总锥度外, 还应引入结晶器内壁的纵断面曲线和锥度曲线来表示锥度的局部变化。显然, 结晶器内壁的锥度曲线与浇注钢种、拉坯速度和操作条件等因素均有关, 许多学者对结晶器设计做过深入的研究^[1-10]。CHOW 等^[1-2]用数值方法计算了 120 mm×

120 mm 普碳钢结晶器的纵断面曲线, 计算中考虑了浇注钢种、拉坯速度和操作条件等因素对凝固壳收缩的影响, 设计了 4 锥度的试验用高拉速结晶器。张洪波^[7]在给定结晶器规格、长度、总锥度和上、下口锥度的条件下, 研究了方坯结晶器抛物线锥度的设计。由于影响因素复杂, 目前尚未见到量化的包含浇注钢种、拉坯速度和操作条件等影响因素的设计计算公式, 结晶器内壁纵断面曲线和锥度曲线的设计仍主要是采用边试验, 边设计, 边改进的方法进行。这里根据方、圆坯结晶器内凝固壳的收缩特性, 推导了方、圆坯高速连铸结晶器内壁的理想纵断面曲线和锥度曲线方程, 并用这些公式为某厂设计了 154.5 mm×152.5 mm 结晶器。使用效果表明, 结晶器能够适应凝固壳的收缩。

1 结晶器内壁的理想纵断面曲线

为了建立方、圆坯结晶器内壁的理想纵断面曲线和锥度曲线方程, 作如下假设。

(1) 凝固壳是在钢液液面与结晶器内壁交界处开始生成的。

(2) 结晶器内腔的收缩量恰好能够补偿凝固壳的收缩量, 凝固壳与结晶器紧密接触, 但不存在挤压力。

(3) 在结晶器内壁的同一横断面上, 各点的冷却条件相同。

(4) 拉坯速度不变，忽略结晶器振动的影响。

由以上假设，结晶器与凝固壳间的接触状态如图1所示。图1中坐标系 $O'xy$ 的原点取在钢液液面与结晶器内壁的交界处。

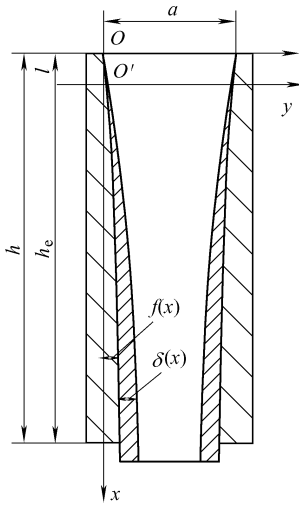


图1 结晶器内壁与凝固壳接触状态示意图

图1中 $f(x)$ ——凝固壳外表面的向内收缩量，即理想结晶器内壁的向内收缩量

$\delta(x)$ ——坯壳厚度(mm)

$$\delta(x) = k\sqrt{x/v}$$

k ——凝固系数(mm/min^{1/2})

v ——拉坯速度(mm/min)

a ——结晶器内腔上口边长(mm)

h ——结晶器高度(mm)

h_e ——结晶器有效高度(mm)

l ——结晶器内钢液液面以上的安全高度(mm)

下面以方坯为例，推导结晶器内壁的理想纵断面曲线和锥度曲线的方程，然后将其推广到圆坯。

图2所示为方坯结晶器内凝固壳内、外面收缩示意图。由以上假设以及图1、2可知，对于理想结晶器，其内腔收缩形成的体积应等于凝固壳外表面向内收缩形成的体积^[8]，使凝固壳与结晶器间既无气隙，也无挤压力。对于方坯结晶器，内腔收缩形成的体积可由式(1)计算

$$V_1 = \int_0^{h_e} 4af(x)dx \quad (1)$$

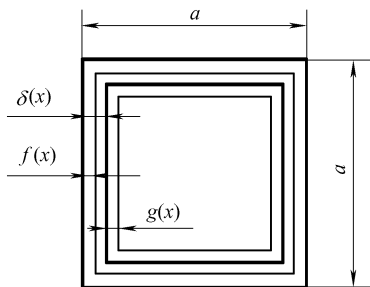


图2 方坯结晶器内凝固壳内、外面收缩示意图
 $g(x)$ ——凝固壳内表面的收缩位移

由于凝固壳外表面的向内收缩量即结晶器内壁的向内收缩量 $f(x)$ 很小，式(1)中已忽略了由角部重叠部分引起的误差。

凝固壳外表面向内收缩形成的体积为

$$V_2 = \int_0^{h_e} \varepsilon(x)[a^2 - (a - 2\delta)^2]dx + \int_0^{h_e} 4(a - 2\delta)g(x)dx \quad (2)$$

式中，右侧第一项是凝固壳的纯体积收缩，第二项是凝固壳内表面向后移动 $g(x)$ 形成的体积， $\varepsilon(x)$ 是结晶器内凝固壳的总体积收缩率。由于第二项中的 $g(x)$ 难以求得，将该项略去，并将第一项乘以系数 K 来表示该项的影响。由 $V_1 = V_2$ ，得

$$\begin{aligned} \int_0^{h_e} 4af(x)dx &= \int_0^{h_e} K\varepsilon(x)\{a^2 - [a - 2\delta(x)]^2\}dx = \\ &= \int_0^{h_e} K\varepsilon(x)[4a\delta(x) - 4\delta^2(x)]dx = \\ &= \int_0^{h_e} K\varepsilon(x)\left[4ak\sqrt{\frac{x}{v}} - 4k^2\frac{x}{v}\right]dx \quad (3) \end{aligned}$$

根据积分的性质，可得

$$\begin{aligned} f(x) &= K\varepsilon(x)\left[\delta(x) - \frac{\delta^2(x)}{a}\right] = \\ &= K\varepsilon(x)\left(k\sqrt{\frac{x}{v}} - \frac{k^2x}{av}\right) \quad 0 \leq x \leq h_e \quad (4) \end{aligned}$$

式(4)就是结晶器内凝固壳外表面的纵向断面曲线。显然，当按式(4)设计方坯结晶器的内腔时，在凝固壳与结晶器间既不出现气隙，又不产生挤压力，因而式(4)就是方坯结晶器内壁的理想纵断面曲线。式(4)表明，浇注钢种、冷却条件和拉坯速度等因素均对结晶器内腔形状有影响。

2 结晶器的理想锥度曲线方程

根据结晶器锥度的定义，当按式(4)设计结晶器内壁的纵断面曲线时，结晶器内钢液液面以下 x 处的局部锥度为

$$\begin{aligned} \nabla(x) &= \frac{2\Delta f(x)}{a\Delta x} = \frac{2f'(x)}{a} = \\ &= \left[\frac{2K\varepsilon(x)}{a}\left(\frac{k}{2\sqrt{v}\sqrt{x}} - \frac{k^2}{av}\right) + \right. \\ &\quad \left. \frac{2K\varepsilon'(x)}{a}\left(k\sqrt{\frac{x}{v}} - \frac{k^2x}{av}\right)\right] \times 10^5\% \text{ m}^{-1} \quad (5a) \end{aligned}$$

分析计算表明，式(5a)中方括号中的第二项远远小于第一项，可将其略去，则

$$\nabla(x) = \frac{2\Delta f(x)}{a\Delta x} = \frac{2f'(x)}{a} = \frac{2K\varepsilon(x)}{a} \left(\frac{k}{2\sqrt{v}\sqrt{x}} - \frac{k^2}{av} \right) \times 10^5\% \text{ m}^{-1} \quad 0 \leq x \leq h_e \quad (5b)$$

3 理想纵断面曲线和锥度曲线的修正

当按式(4)设计结晶器的内腔形状时,由式(5b)可知,在弯月面($x=0$)处,锥度无限大。浇钢时,如果钢液液面向上波动高于设计值,当凝固壳通过锥度突变处($x=0$)时,必将使凝固壳承受附加变形,这对凝固壳是有害的。为了改善结晶器的性能,更好地适应凝固壳的收缩,应对理想纵断面曲线和锥度曲线在钢液液面附近进行修正。为此,需建立一新坐标系 Oxy , 其原点取在结晶器铜管的上口处,见图 1。

在式(4)中,令 $x = x-l$, 便得在 Oxy 坐标系中,钢液液面以下结晶器内壁的纵断面曲线

$$y_{\text{down}} = f(x-l) = K\varepsilon(x-l) \left(k\sqrt{\frac{x-l}{v}} - \frac{k^2}{a} \frac{x-l}{v} \right) \quad l \leq x \leq h \quad (6)$$

过坐标系 Oxy 的原点 ($x=0, y=0$) 作直线,与 $y_{\text{down}} = f(x-l)$ 相切,设切点的坐标为 $[l+d, K\varepsilon(d)(k\sqrt{d/v} - k^2d/(av))]$, 则得在钢液液面附近的结晶器内壁纵断面的直线段

$$y_{\text{up}} = \frac{K\varepsilon(d) \left(k\sqrt{\frac{d}{v}} - \frac{k^2d}{av} \right)}{l+d} x \quad 0 \leq x \leq l+d \quad (7)$$

结晶器在直线段上的锥度为

$$\nabla(x) = \frac{2K\varepsilon(d)}{a(l+d)} \left(k\sqrt{\frac{d}{v}} - \frac{k^2d}{av} \right) \times 10^5\% \text{ m}^{-1} \quad 0 \leq x \leq l+d \quad (8)$$

由式(5b)、(8)表示的锥度在 $x=l+d$ 处相等的条件,可求得 d 满足的方程为

$$d + \frac{2kl}{a\sqrt{v}}\sqrt{d} - l = 0 \quad (9)$$

综上,结晶器内壁的纵断面曲线可由两段组成

$$y = \begin{cases} \frac{K\varepsilon(d) \left(k\sqrt{\frac{d}{v}} - \frac{k^2d}{av} \right)}{l+d} x & 0 \leq x \leq l+d \\ K\varepsilon(x-l) \left(k\sqrt{\frac{x-l}{v}} - \frac{k^2}{a} \frac{x-l}{v} \right) & l+d \leq x \leq h \end{cases} \quad (10)$$

相应地,锥度也由两个不同的公式计算

$$\nabla = \begin{cases} \frac{2K\varepsilon(d)}{a(l+d)} \left(k\sqrt{\frac{d}{v}} - \frac{k^2d}{av} \right) \times 10^5\% \text{ m}^{-1} & 0 \leq x \leq l+d \\ \frac{2K\varepsilon(x-l)}{a} \left(\frac{k}{2\sqrt{v}\sqrt{x-l}} - \frac{k^2}{av} \right) \times 10^5\% \text{ m}^{-1} & l+d \leq x \leq h \end{cases} \quad (11)$$

经推导,在式(10)、(11)中,只要把方坯结晶器的边长 a 换为圆坯结晶器的直径 D , 就得到圆坯结晶器的设计计算公式。

4 结晶器内坯壳的总体积收缩率

下面讨论在式(2)中定义的结晶器内凝固壳的总体积收缩率 $\varepsilon(x)$ 。钢液在结晶器内的收缩可分为液态收缩、凝固收缩、 $\delta \rightarrow \gamma$ 相变收缩和固态收缩。

4.1 液态收缩

钢液注入结晶器后,从浇注温度 θ_p 冷却至液相线温度 θ_1 产生的体积收缩为液态收缩。钢的成分确定后,提高浇注温度,液态收缩率增加。通常,钢液的液态收缩率为 $\varepsilon_1 = \alpha_1(\theta_p - \theta_1)$, 液态收缩系数为 $\alpha_1 = 0.016\% \text{ K}^{[10-11]}$ 。

4.2 凝固收缩

凝固收缩率 $\varepsilon_{1 \rightarrow s}$ 与碳质量分数有关,图 3 所示为由液态收缩和凝固收缩产生的总收缩率 $\varepsilon_1 + \varepsilon_{1 \rightarrow s}$ 与浇注温度和碳质量分数的关系^[10]。可见,当浇注温度和碳质量分数确定后, $\varepsilon_1 + \varepsilon_{1 \rightarrow s}$ 为一常数。

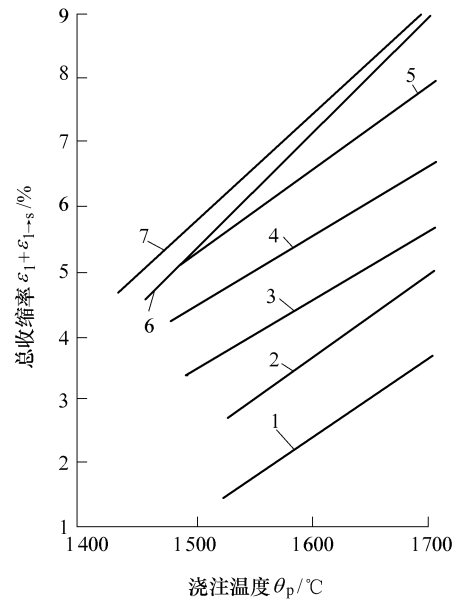


图 3 碳钢由液态收缩和凝固收缩产生的总收缩率与浇注温度和碳质量分数的关系
1. 0%C 2. 0.1%C 3. 0.2%C 4. 0.4%C
5. 0.8%C 6. 1.0%C 7. 1.5%C

4.3 δ → γ 相变收缩

研究表明^[12], δ → γ 相变的收缩率不大, 但对结晶器传热和连铸坯表面质量的影响却很大。当碳质量分数约为 0.10% 时, 铸坯表面粗糙且具有波纹, 导致凝固壳与结晶器间的接触面积减小, 结晶器热流和摩擦力也减小。由 Fe-C 平衡状态图可知, 碳质量分数为 0~0.17% 的钢种都将发生 δ → γ 相变收缩。其中碳质量分数为 0.09% 的钢种, δ → γ 相变的转变温度最高(包晶反应温度 1 495 °C), 当凝固壳的表面温度一经下降到包晶反应温度时, δ → γ 相变就随之发生并伴随有最大的相变体收缩率 ($\varepsilon_{\delta \rightarrow \gamma} = 0.33\%$)。就是说, 凝固壳形成和 δ → γ 相变收缩几乎是同时发生的。对于碳质量分数小于 0.09% 的钢种, 随着碳质量分数的减少, δ → γ 相变的转变温度逐渐降低, 当发生 δ → γ 相变时, 凝固壳已经变得较厚和较硬, 相变收缩率也相应减少。而对于碳质量分数大于 0.09% 的钢种, δ → γ 相变收缩率随着碳质量分数的增加而减少, 当碳质量分数增至 0.17% 时相变收缩率减至零。许多钢厂的生产实践均表明, 碳质量分数约为 0.1% 的钢种, 连铸时纵裂纹的发生率最高。

4.4 固态收缩

固态线收缩率 ε_{sl} 与钢的碳质量分数和温度的关系见图 4^[11], 固态体收缩率 $\varepsilon_{sv} = 3\varepsilon_{sl}$ 。由图 4 可见, 对于低碳钢, 结晶器内凝固壳的固态收缩率可看作是凝固壳平均温度(大于 800 °C)的线性函数。设 θ 是结晶器内钢坯的温度场, $\bar{\theta}$ 是钢液液面以下 x 处凝固壳的平均温度, θ_{sur} 是钢液液面以下 x 处凝固壳的表面温度, θ_s 是钢的固相线温度, 若假设在凝固壳的横断面上温度是线性变化地, 则结晶器内凝固壳在 x 处的平均温度为 $\bar{\theta} = (\theta_{sur} + \theta_s)/2$ 。相应地, 低碳钢的固态体收缩率可近似地表示为

$$\varepsilon_{sv}(x) = \alpha(\theta_s - \bar{\theta}) \quad (12)$$

式中, α 是随钢种而变化的系数。连铸时, 钢液可补缩, 凝固壳的总收缩率 $\varepsilon(x)$ 中理应不包括 ε_1 。但由于热态结晶器的温度在钢液液面处最高, 不均匀的热膨胀将使结晶器在钢液液面处的锥度减小。实际计算表明, 若在 $\varepsilon(x)$ 中包含 ε_1 , 可在一定程度上补偿钢液液面处的锥度损失。

由以上讨论可知, 结晶器内凝固壳的总体积收缩率 $\varepsilon(x)$ 可表示为

$$\varepsilon(x) = \varepsilon_1 + \varepsilon_{l \rightarrow s} + \varepsilon_{\delta \rightarrow \gamma} + \varepsilon_{sv}(x) \quad (13)$$

另外, 式(4)可以改写为

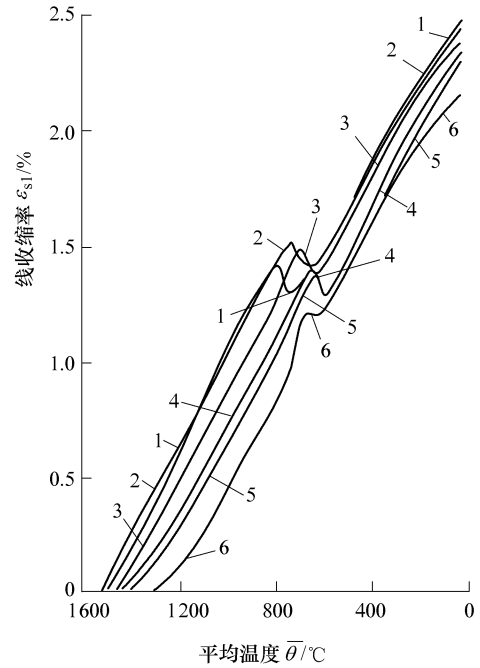


图 4 固态线收缩率与钢的碳质量分数和温度关系

- 1. 0.08%C 2. 0.14%C 0.55%Mn 0.25%Si
- 3. 0.35%C 0.55%Mn 0.25%Si 4. 0.45%C 0.80%Mn 0.40%Si
- 5. 0.55%C 6. 0.90%C

$$f(x) = K\varepsilon(x)\delta(x) \left[1 - \frac{\delta(x)}{a} \right] = K\varepsilon(x)k\sqrt{\frac{x}{v}} \left(1 - \frac{k}{a}\sqrt{\frac{x}{v}} \right) \quad (14)$$

$0 \leq x \leq h_e$

结晶器出口处的最大凝固壳厚度 $\delta(h) = k\sqrt{h/v}$ 与结晶器内腔上口边长 a 之比 $\delta(h)/a$ 一般小于十分之一, 而且越接近钢液液面, $\delta(x)/a$ 的值越小。所以, 当 x 的值较小时, 将式(14)方括号中的第二项略去, 得

$$f(x) = K\varepsilon(x)\delta(x) = K\varepsilon(x)k\sqrt{x/v} \quad (15)$$

若再考虑到当 x 较小时, 有 $\varepsilon(x) \approx \varepsilon_1 + \varepsilon_{l \rightarrow s} + \varepsilon_{\delta \rightarrow \gamma}$, 可见在钢液液面附近, 结晶器的理想纵断面曲线非常接近于抛物线, 在下部则与抛物线差别较大。

5 设计实例

为某厂设计方坯结晶器的锥度曲线。设计条件为: 结晶器上口尺寸 154.5 mm × 152.5 mm, 结晶器高度 $h = 850$ mm, 有效高度 $h_e = 800$ mm; 拉坯速度 $v = 2\,700$ mm/min, 浇注温度 $\theta_p = 1\,530 \sim 1\,550$ °C, 浇注钢种 Q195, 冷却水流量 $Q = 100$ m³/h, 冷却水压力 $p = 0.9$ MPa。设计 requirements 是: 在距离结晶器铜管上口和下口均为 50 mm 的 750 mm 长度内, 铜管边长减小 1.2 mm, 为结晶器铜管内壁设计纵断面曲线和锥度曲线。

为了求得凝固系数 k , 首先对结晶器内铸坯的温度场以及凝固壳在钢液静压力和变温联合作用下

的变形用 Marc 进行了有限元计算。采用二维薄片法,在铸坯的四分之一横断面上,共有 3 224 个结点和 3 127 个单元。计算时使用的热物理参数以及边界和初始条件见下表。

表 热物理参数及边界和初始条件

热物理参数或条件	数值或计算公式
液相比热容 $c_l / (\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	840
固相比热容 $c_s / (\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	670
凝固潜热 $L_f / (\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1})$	272
液相热导率 $\lambda_l / (\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	192
固相热导率 $\lambda_s / (\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	30
两相区热导率 $\lambda_c / (\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	$\lambda_c = \lambda_s + \frac{\lambda_l - \lambda_s}{\theta_1 - \theta_s} (\theta - \theta_s)$
浇注温度 $\theta_p / ^\circ\text{C}$	1 550
泊松比 μ	0.3
热膨胀系数 β / K^{-1}	22×10^{-6}
材料密度 $\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	7 200
液相线温度 $\theta_1 / ^\circ\text{C}$	1 529
固相线温度 $\theta_s / ^\circ\text{C}$	1 496
弹性模量 E / MPa	$E = 0.059 4 \frac{(\theta_s - \theta)^2}{\theta_s - 1134}$
凝固壳与结晶器间的热流密度 $q / (\text{kW} \cdot \text{m}^{-2})$	$q = 2 680 - 335 \sqrt{r}$

求得的凝固系数为 $k = 18.5 \text{ mm/min}^{1/2}$, 由式(9)求得 $d = 48.386 6 \text{ mm}$ 。由图 3 得 $\varepsilon_1 + \varepsilon_{1 \rightarrow s} = 3\%$, 由图 4 得 $\varepsilon_{sv}(x) = 6.3 \times 10^{-3} (1 496 - \bar{\theta})\%$, 并取 $\varepsilon_{\delta \rightarrow \gamma} = 0.3\%$, 则结晶器内凝固壳的总体积收缩率为 $\varepsilon(x) = [3.3 + 6.3 \times 10^{-3} (1 496 - \bar{\theta})]\%$, 其中由有限元计算求得的凝固壳表面温度 θ_{sur} , 见图 5。在式(10)中, 令 $y(800) - y(50) = 0.6 \text{ mm}$, 求得 $K = 1.632 6$, 再由式(10)、(11)即可得到结晶器内壁的纵断面曲线和锥度曲线(图 6)。使用效果表明, 尽管铜管的实际尺寸与设计值之间存在着一定的加工误差(尤其是在铜管的下口处), 但拉坯速度已达 3.1 m/min , 超过了设计值。

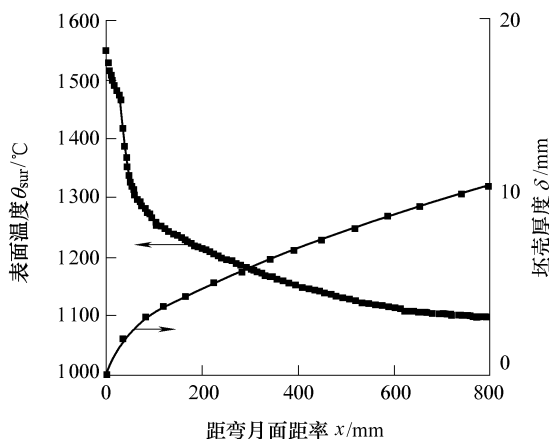


图 5 结晶器内凝固壳中部的表面温度和坯壳厚度

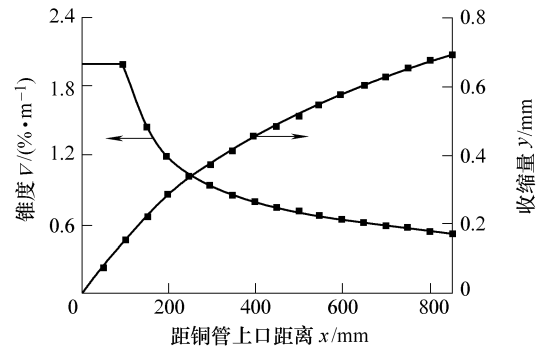


图 6 结晶器的纵断面曲线和锥度曲线

6 结论

根据结晶器内凝固壳的收缩特性建立的结晶器内壁的理想纵断面曲线和锥度曲线方程, 反映了浇注钢种、拉坯速度和操作条件的影响, 据此设计的结晶器能够适应坯壳的收缩。在钢液液面附近, 结晶器的理想纵断面曲线非常接近于抛物线, 而在下部则偏差较大。

参 考 文 献

- [1] CHOW C, SAMARASEKERA I V, WALKER B N. High speed continuous casting of steel billets, Part 2: Mould heat transfer and mould design[J]. Ironmaking and Steelmaking, 2002, 29(1): 61-69.
- [2] CHOW C, SAMARASEKERA I V. High speed continuous casting of steel billets, Part 1: General overview [J]. Ironmaking and Steelmaking, 2002, 29(1): 53-60.
- [3] HUESPE A E, CARDONA A, FACHINOTTI V. Thermomechanical model of a continuous casting process [J]. Comput. Methods Appl. Mech. Engrg., 2000, 182: 439-455.
- [4] KYUNG-HYUN K, KYU H O, DONG N L. Mechanical behavior of carbon steels during continuous casting[J]. Scripta Material, 1996, 34(2): 301-307.
- [5] JONŠTA Z, HERNAS A, MAZANEC K. Contribution to mechanical metallurgy behavior of steel during continuous casting[J]. Journal of Material Processing Technology, 1998, 78: 90-94.
- [6] HEUNG N H, JUNG-EUI L, JUNG-EUI L, et al. A Finite element model for 2-Dimensional slice of cast strand[J]. ISIJ International, 1999, 39(5): 445-454.
- [7] 张洪波. 方坯连铸连续锥度结晶器的设计与选择[J]. 炼钢, 1999, 15(1): 42-46.
- [8] 周建安. 结晶器锥度及其较好配合拉速的计算探讨[J]. 炼钢, 1999, 15(2): 42-46.

- [9] 曹远锋, 张永鑫, 刘新. 小方坯连铸机高速结晶器的设计与研究[J]. 重型机械, 2001(2): 48-52.
- [10] 李弘英. 铸钢件的凝固和致密度的控制[M]. 北京: 机械工业出版社, 1985.
- [11] 李庆春. 铸件形成理论基础[M]. 北京: 机械工业出版社, 1982.
- [12] WOLF M, KURZ W. The effect of carbon content on solidification of steel in the continuous casting mold[J]. Metallurgical Transactions 12B, 1981: 85-93.

OPTIMAL LONGITUDINAL PROFILE CURVE AND TAPER CURVE OF THE BILLET AND ROUND MOLD FOR HIGH SPEED CONTINUOUS CASTING

SHENG Yiping¹ KONG Xiangdong¹
LIU Jingyuan² YANG Yongli²

(1. College of Mechanical Engineering, Yanshan University, Qinhuangdao 066004;
2. Second Steel-making Mill of Tangshan Iron and Steel Co. Ltd., Tangshan 063016)

Abstract: An adequate mold taper design must consider both mold thermal distortion and solidified shell shrinkage. The optimal mold should adapt fully the solidified shell shrinkage, and allow the sufficient contact between solidified shell and mold

without causing excessive mold-shell interference. Considering the shrinkage characteristic of solidified shell in the billet and round mold, the design and calculation formula about the optimal longitudinal profile curve and the optimal taper curve of the billet and round mold for high speed continuous casting are obtained. It clearly embodies the effects of solidified shell shrinkage, steel grade, cooling condition and casting speed. The optimal longitudinal profile curve consists of the beeline from the intake of mold to the site close to metal level and the curve under the beeline, which are tangent each other, making the taper changing continuously and avoiding the effect of the fluctuation of metal level. Close to metal level, the optimal longitudinal profile curve is very approximate to a parabola. The mold with size of 154.5 mm×152.5 mm, is designed for one Iron and Steel Co. Ltd.. The maximal casting speed of the mold is 3.1 m/min, which exceeds the desired value of 2.7 m/min.

Key words: Billet and round mold

Optimal longitudinal profile curves

Optimal taper curves Design Calculation

作者简介: 盛义平, 男, 1954年出生, 教授, 博士研究生。主要研究方向为冶金机械。发表论文 50 余篇, 著作 2 部。

E-mail: syp541113@163.com

孔祥东, 男, 1959年出生, 教授, 博士生导师。主要研究方向为流体传动及控制。发表论文 60 余篇, 著作 2 部, 获省部级奖 3 项。

E-mail: xdkong@ysu.edu.cn